

금속사출성형을 이용한 STS 316L 밸브피팅 제작에 대한 연구

김재영¹ · 김성조² · 정성택³ · 안석영[#]

A Study of STS 316L Threaded Elbow Fitting Fabrication by Metal Injection Molding

J. Y. Kim, S. J. Kim, S. T. Chung, S. Ahn

(Received October 20, 2014 / Revised January 12, 2015 / Accepted January 29, 2015)

Abstract

A net-shape forming of small and complex-shaped metal parts by metal injection molding (MIM) has economic advantages in mass production, especially for STS 316L valve fitting. STS 316L offers excellent corrosion resistance, but it has poor machinability, which is a limitation in using it for a cost-effective production where both forging and machining are employed. Simulation and experimental analysis were performed to develop a MIM STS 316L 90° elbow fitting minimizing trial and error. A Taguchi method was used to determine which input parameter was the most sensitive to possible defects (e.g. sink mark depth) during the injection molding. The final prototype was successfully built. The results indicate that the simulation tool can be used during the design process to minimize trial and error, but the final adjustment of parameters based on field experience is essential.

Key Words : STS Valve Fitting, Metal Injection Molding, Computer Aided Engineering, Taguchi Method

1. 서 론

밸브 피팅은 산업현장에서 배관 간의 연결에 사용되는 핵심 부품으로 특히 부식환경에 노출되는 의료, 반도체, 석유화학, 식음료 등의 산업 환경에서는 내식성 및 내화화학성이 우수한 재료가 필요하다. STS 316L은 우수한 내식성을 가지고 있지만 피삭성이 낮아 기존의 절삭공정에 의존한 가공법은 생산성이 낮다는 문제점이 있다. 본 연구에서는 기존 공정의 문제점을 극복하기 위한 대안으로서 금속사출성형을 선정하였다. 금속사출성형은 기계가공 없이 실형상체(net shape)의 가공이 가능하여 의료, 자동차,

항공우주 등 다양한 분야의 복잡한 형상을 가진 소형 금속 부품의 대량생산에 적용되고 있다[1~4]. 금속사출성형은 금속 분말과 바인더가 혼합된 피드스톡으로 성형체의 형상을 제작하는 사출성형 공정, 성형체 내의 바인더를 제거하는 탈지 공정, 밀도 및 강도를 부여하는 소결 공정으로 분류된다. 사출성형 중 발생한 웰드 라인, 분말-바인더 분리현상 등의 결함들은 탈지 및 소결 공정에서 제거되지 않기 때문에 결함 없는 성형체 제작을 위한 사출성형 공정의 최적화 과정이 중요하다. 또한 복잡한 형상일수록 결함 유무에 영향을 미치는 설계인자에 대한 직관적인 판단을 힘들게 하는 요인이 되므로 금형 설

1. 부산대학교 기계공학부

2. ㈜삼원테크 기술연구소

3. ㈜세타텍

Corresponding Author: School of Mechanical Engineering, Pusan Nat'l Univ., E-mail : sahn@pusan.ac.kr

계과정 중의 시행착오를 줄이기 위하여 시뮬레이션을 기반으로 한 접근법이 사용된다[1]. Sundar et al은 민감도해석을 통해 피드스톡의 충전에 영향을 미치는 입력변수 및 출력변수를 분류하였다[10]. Urval et al.은 다구찌 방법을 적용하여 얇은 마이크로 유체부품 제작에 영향을 미치는 공정변수의 영향도 평가 및 최적화를 진행하였다[18].

본 연구에서는 배관 방향을 전환하는 데 사용되는 90° 엘보 피팅의 금형 설계과정에 시행착오를 줄이기 위해 시뮬레이션을 기반으로 한 접근법을 사용하였다. 엘보 피팅의 경우 복잡한 3차원 형상을 가지고 있고, 후육부(thick wall)가 존재하기 때문에 기존에 사용되던 2.5D해석을 적용할 수 없다[8]. 본 논문에서는 3D 해석과 다구찌 방법을 적용하여 사출조건의 최적화를 수행하였으며, 시제품 제작을 통해 결과를 확인하였다.

2. STS 316L 피드스톡의 유변학적 성질

2.1 피드스톡의 유변학적 특성

본 연구에는 STS 316L 분말(PF-20F, D₅₀=10.0μm, Epson Atmix Corp., Japan)과 바인더가 59 Vol%의 비율로 혼합된 (주)세타텍의 STS 316L 피드스톡을 사용하였다. 피드스톡의 점성유동을 표현하기 위한 점도 모델은 점도(η)의 전단률(γ̇), 온도(T), 압력(p) 의존성을 나타내는 Modified Cross-WLF모델을 사용하였으며 점도 모델은 식(1)-(4)에 나타내었다[1].

$$\eta(T, \dot{\gamma}, p) = \frac{\eta_0(T, p)}{1 + (\eta_0 \dot{\gamma} / \tau^*)^{1-n}} \quad (1)$$

식(1)에서 n은 power law index, τ*은 전단천이응력(transition shear stress)을 의미한다. η₀는 전단력이 작용하지 않을 때의 점도(zero shear rate viscosity)를 의미하며 η₀는 식(2)-(4)와 같이 표현된다.

$$\eta_0 = D_1 \exp \left[-\frac{A_1(T-T^*)}{A_2 + (T-T^*)} \right] \quad (2)$$

$$T^* = D_2 + D_3 p \quad (3)$$

$$A_2 = A_3 + D_3 p \quad (4)$$

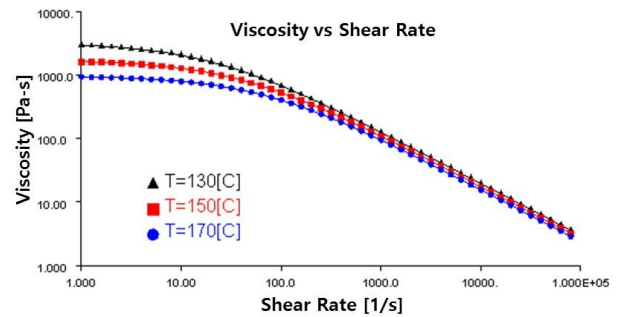
식 (2-4)의 A₁, A₂, D₁, D₂, D₃, τ*, n은 모세관 점도계 측정값에 곡선접합을 통해 얻을 수 있는 계수이다.

Table 1 Input Data: Viscosity coefficients of STS 316L feedstock

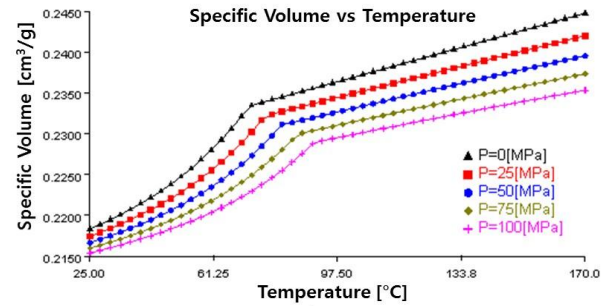
n	0.18	τ*	63,684 Pa
A ₁	16.472	A ₂	326 K
D ₁	73,967 Pa·s	D ₂	326.15 K
D ₃	0		

Table 2 Thermal properties of STS316L feedstock

ρ _m	3.98 g/cm ³	ρ _s	4.54 g/cm ³
C _p	685 J/kg·°C	k	0.509 W/m·°C



(a)



(b)

Fig. 1 (a) Modified Cross-WLF viscosity model for STS 316L feedstock (b) 2-domain Tait model for PVT behavior of the feedstock

Table 1에는 모세관 점도계로 측정된 STS 316L 피드스톡의 점도 계수를 나타내었으며, Fig. 1(a)에는 점도와 전단률의 관계를 그래프로 나타내었다.

2.2 피드스톡의 열열학적 성질

금속사출성형 시뮬레이션에서 피드스톡 유동 중의 열 손실을 계산하기 위해서는 피드스톡의 열역학적 성질이 필요하다. 측정된 피드스톡의 열역학적 성질을 Table 2에 나타내었다. Table 2에서 C_p는 비열, k는 열전도도, ρ_m는 피드스톡의 고상 밀도 ρ_s는 피드

스톡의 액상 밀도를 나타낸다.

Table 2의 ρ_m 와 ρ_s 차이에서 볼 수 있듯이 피드스톡은 사출성형 중 상변화와 밀도변화가 발생하며, 사출성형 시의 체적변화를 고려하기 위한 식이 필요하며 일반적으로 사용되는 PVT관계로서 2-domain Tait 방정식을 적용하였다. Fig. 1(b)에 압력, 온도변화에 따른 비체적의 변화를 나타내고 있다.

3. 금형 설계관련 해석

3.1 90°엘보 나사골을 가진 밸브피팅

금속사출성형의 설계지침[6]을 토대로 기존 공정으로 제조된 90° 엘보 피팅의 형상을 사출성형에 적합하도록 일부 수정하였고 수정된 형상을 Fig. 2에 나타내었다. 내부 관로 형성을 위해 2개의 슬라이드 코어를 사용했으며, 후가공을 최소화하기 위해 G3/8" 규격을 만족하는 외부 나사의 형상을 금형에 포함하여 후가공을 최소화하도록 설계하였다.

파팅 라인의 플래시를 방지하기 위해 나사산의 옆면을 평평하게 설계 시 피팅의 누수기능에 문제가 생긴다고 판단하여 나사산의 전체 형상을 포함하도록 설계하였다. 피팅은 다른 규격화된 배관 부속품과의 체결이 가능하도록 나사산의 치수정밀도와 강도가 필요하다. 금속사출성형에서 치수정밀도와 직접적인 연관이 있는 금형은 피드스톡의 수축을 고려하여 제작되어야 한다. 피드스톡의 수축은 사출성형 중의 밀도변화, 탈지 및 소결 과정 중 바인더 제거로 인해 순차적으로 발생하게 된다. 피드스톡의 수축을 고려한 금형의 설계는 Greene et al. [7]이 제안한 수정된 식(5)와 (6)를 사용하였다.

$$Y_c = 1 - \left(\frac{\phi}{\rho / \rho_i} \right)^{1/3} + 1 - \left(\frac{v_e}{v_{gf}} \right)^{1/3} \quad (5)$$

$$Z_c = \frac{1}{1 - Y_c} \quad (6)$$

식(5)에서 Y_c 는 선형수축 량을 나타내며 PVT 변화로 인한 수축과 소결 시의 수축의 합으로 표현된다. 식(5)에서 ϕ 는 분말충진률, ρ_i 는 분말의 이론밀도, ρ 는 소결 밀도, v_e/v_{gf} 는 PVT 선도에서의 비체적 변화 비를 의미한다. 식(6)에서 Z_c 는 금형 확대지수(mold scale-up index)를 의미하며 선형수축 량의 함수

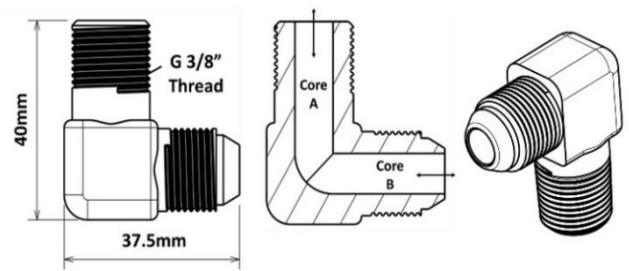


Fig. 2 Schematics of 90° elbow fitting and the sliding cores used for internal flow path

로 표현된다. 본 연구에 사용된 피드스톡의 데이터로 계산된 선형수축 량 Y_c 는 0.182 (18.2%)였으며 식(6)을 통해 계산된 Z_c 는 1.222였다.

3.2 금속사출성형 시뮬레이션

사출성형해석에는 Autodesk의 Moldflow Insight 2013을 사용하였으며 측정된 피드스톡의 물성치를 사용자 입력 라이브러리에 입력하여 해석을 진행하였다. 엘보 피팅은 모서리에 후육부를 가지고 있기 때문에 Hele-Shaw 가정을 적용한 2.5D 해석 대신 Moldflow의 3D 해석도구를 사용하였으며 총 738,557개의 사면체 요소를 사용하였다. 사면체 요소의 총 부피는 10.76 cm³였다. 코어와 피드스톡간의 상호작용을 고려하기 위해서 피팅과 코어 경계면의 절점과 요소를 일치시켰으며, 피드스톡의 제팅(Jetting)현상을 고려하기 위해 추가로 관성을 고려하였다.

3.2.1 게이트의 위치 선정

일반적인 수지 사출성형과 동일하게 부적합한 게이트 위치는 제품의 결함 및 금형 비용 상승의 원인이 되므로 금형 설계 시 유동해석을 통해 이를 예측하고 설계에 반영해야 한다. 게이트 위치를 선정하는 기준은 유동거리, 캐비티 간의 유동 밸런스, 사출압력 등 다양한 요인이 제시되어 있지만[6], 본 논문의 경우 대칭형상이므로 대칭면 상의 한 점에 게이트를 선정하는 것이 우수한 유동밸런스를 가질 수 있다. 또한 후육부에서의 국부적인 수축은 싱크마크 결함이 발생할 수 있으므로 보압이 충분히 가해질 수 있도록 후육부에 게이트를 선정할 필요가 있다. 본 논문에서는 대칭면 상의 3곳에 게이트 위치를 선정하였으며 예비 유동해석을 진행하였다. 유동 해석시의 경계 조건은 사출 온도 150°C, 충전

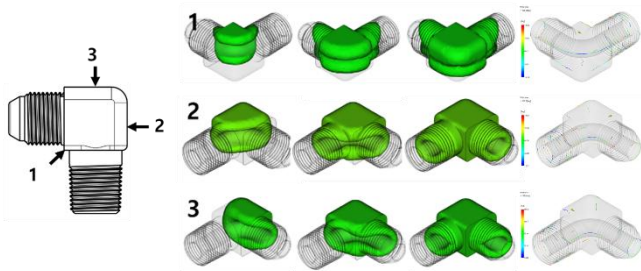


Fig. 3 Symmetry plane of the part (left) and the filling patterns with respect to the gate locations from the filling analysis (right)

Table 3 Flow length, pressure drop, and clamping force for the proposed gate locations

	Flow length [mm]	Pressure drop [MPa]	Clamping force [ton]
1	29	2.46	0.29
2	42	2.03	0.26
3	38	2.00	0.26

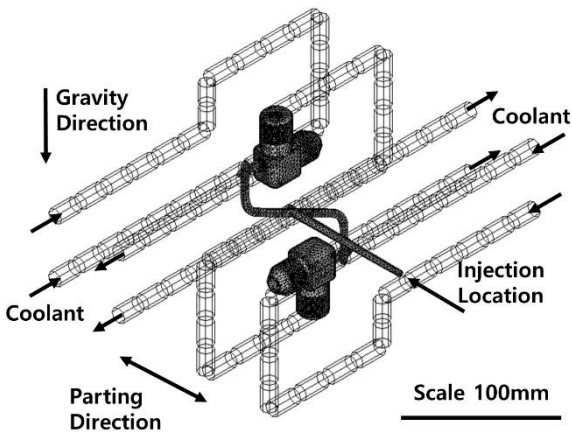


Fig. 4 Cooling channel schematics including part and runner systems

시간 1.0s, 금형온도 40°C 이다. 각 게이트 위치에 따른 유동 패턴을 Fig. 3에 나타내었고 사출압력과 유동길이를 Table 3에 정리하였다.

Table 3에서 유동거리는 게이트에서 피드스톡이 마지막으로 충전되는 위치까지의 수직거리로 측정하였으며 캐비티 내의 압력강하는 게이트에서 충전이 마지막으로 충전되는 위치까지의 압력강하로 측정하였다. 1번 안의 경우 후육부에서 유동선단이 만나 웰드라인을 형성하므로 두꺼운 웰드라인이 발생할 것으로 예측되고 2번과 3번의 경우 안쪽 모서리에

서 유동 선단이 만나고 있고 적절한 사출시간과 보압의 설정을 통해 웰드라인의 생성을 최소화할 수 있다고 판단된다. 2번과 3번 위치 중 상대적으로 유동 밸런스가 우수하고 압력강하가 낮은 3번 위치를 최종 게이트 위치로 선정하였다.

3.2.2 런너 및 냉각 시스템 설계

사출성형기의 사출용량과 생산성을 고려하여 캐비티의 개수를 2개로 결정하였으며 캐비티 간의 유동 불균형을 최소화하기 위하여 Fig. 4와 같은 기하학적으로 대칭인 런너를 설계하였다. 런너의 단면은 가공의 편의성을 위해 사다리꼴 단면형상으로 선정하였으며 런너의 두께는 금속사출성형 설계지침[6]을 따라 4mm로 설정하였다. 캐비티와 런너를 연결하는 게이트의 형상은 엣지(edge) 게이트를 사용하였다. 예비 시뮬레이션 결과에서 안쪽모서리보다 후육부에서의 냉각이 상대적으로 느리다는 것을 확인하고 냉각채널을 외부모서리와 가까운 곳에 배치하여 냉각효율을 높였으며 전체적으로 균일한 냉각이 가능하도록 설계하였다. 냉각채널의 직경은 9mm이다.

4. 시뮬레이션 해석 결과

4.1 충전공정 해석

유동시 발생하는 결함을 예측하기 위해 유동패턴을 해석하였다. Fig. 5은 사출 온도 150°C, 금형온도 35°C, 충전시간 1.2초 조건에서 캐비티가 25%, 50%, 75%, 100% 채워졌을 때 유동선단의 위치를 나타내고 있다. 유동 선단은 0.6초에서 내부 모서리에서 0°의 각도로 만났으며, 이후 유동선단의 각도 α 와 β 는 증가되면서 충전이 완료되었다. 유동선단이 서로 만나는 경우 웰드라인이 발생하는 것으로 알려져 있으며, 시뮬레이션 상에서는 유동선단의 온도가 낮아진 채로 유동선단이 만나는 경우에 웰드라인이 발생할 수 있다. 금속사출성형 피드스톡의 경우, 플라스틱보다 열전도도가 크므로 최대한 유동선단의 온도를 가열전단(viscous heating)등을 고려하고 온도를 유지 하는 형태의 접근이 필요하다[18].

Fig. 6은 유동 선단의 각도 변화와 유동 선단온도의 변화를 나타내고 있다. 각도 α 는 0.8초를 전후로 135°를 넘었으며, 각도 β 는 1.0초 이후에야 135° 이상 이 됨을 확인하였다. 또한 유동 선단의 온도는

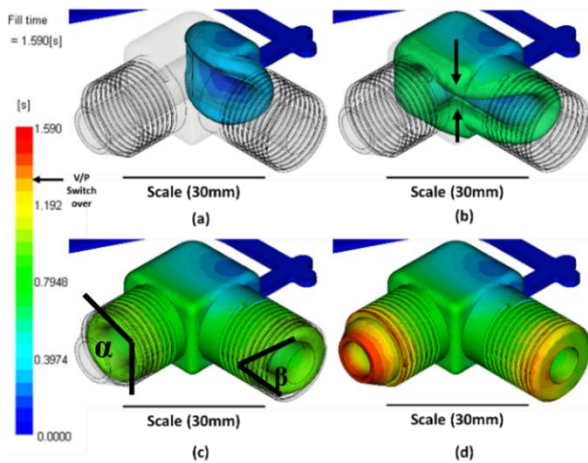


Fig. 5 Progressive filling patterns at (a) 25% fill, (b) 50% fill, (c) 75% fill and (d) 100% fill

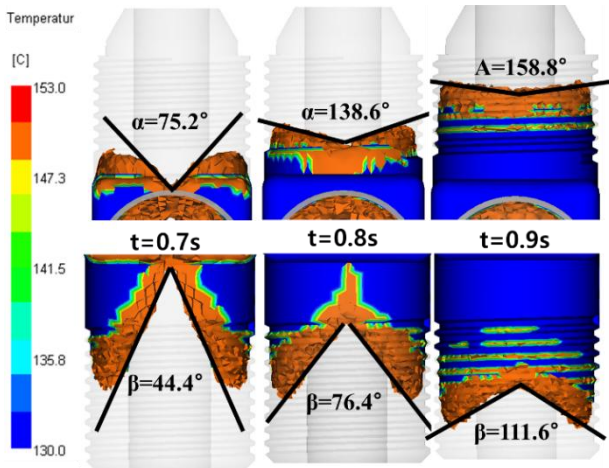


Fig. 6 Melt front temperature changes with the weld line formations

Fig. 6에서 148~150°C의 온도를 유지함을 확인하였다. 사출속도와 온도를 변경한 추가해석에서도 충전시간의 변화에 따른 유동선단이 만나는 각도와 위치는 변화가 없었기 때문에 웰드라인을 최소화하는 방법으로 유동선단의 온도를 높게 유지하는 방안을 선택하였다.

Fig. 7의 (a)는 사출 온도 150°C, 금형온도 35°C 조건에서 사출압력과 형체력의 변화를 나타내고 있으며, Fig. 7의 (b)는 유동 선단 온도의 변화를 그래프로 나타낸 것이다. 충전시간 변화에 따른 사출압력은 일반적으로 U자 곡선을 그리게 되며 일반적으로 결함이 발생하지 않는 한 사출압력이 최소가 되는 시점이 최적의 충전시간으로 설정된다[9]. 사출압력과

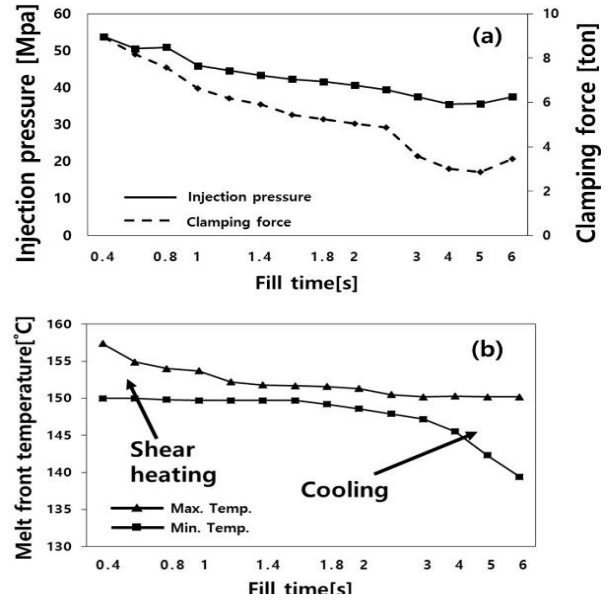


Fig. 7 (a) Injection pressure and clamping force vs. fill time, (b) melt front temperature changes over fill time

형체력은 충전시간의 증가에 따라 동일하게 감소하는 경향을 나타내었다. 충전시간이 5초일 때 사출압력은 35.54MPa, 형체력은 2.872ton으로 최소값을 나타냈다. 유동 선단의 온도는 전단 가열의 영향으로 1.2초 까지는 사출 온도보다 높은 온도를 유지했지만 그 이후로는 냉각의 영향으로 유동선단의 온도가 약 8°C 감소하였다. 웰드라인을 최소화하기 위해서는 1.2초 이내의 충전시간이 적합함을 알 수 있다.

4.2 다구찌 실험계획법

본 연구에 적용된 엘보 피팅의 경우 후육부에서 국부적인 수축으로 인해 싱크마크가 발생하기 쉬우므로 성형체의 품질에 영향을 미치는 중요인자로 싱크마크를 선정하였다. 또한 높은 사출압력은 성형체에 잔류 응력이 남거나 사출시 분말-바인더 분리 등이 발생하는 원인이 되므로 추가적으로 사출압력을 품질에 영향을 미치는 변수로 선정하였다.

본 논문에서는 다구찌 방법을 적용하여 공정변수가 성형체의 품질에 미치는 영향을 분석하였다. 성형체의 품질에 영향을 미치는 공정변수는 충전에 주된 영향을 미치는 사출온도, 금형 온도, 충전시간을 선정하였으며[10], 수축률에 영향을 미치는 보압의 크기를 인자로 선정하였다. 수축률에는 보압시간

Table 4 Control factors and their levels used for Taguchi's method

Control factors	Unit	Level			
		1	2	3	
A	Fill time	s	1.2	1.0	0.8
B	Melt temperature	°C	140	150	160
C	Mold temperature	°C	35	40	45
D	Packing Pressure	MPa	30	33	36

Table 5 L₉(3⁴) orthogonal array used in this study and its results

Run	Control factors				Injection pressure Mpa	Sink mark depth mm
	A	B	C	D		
1	1	1	1	1	47.46	0.264
2	1	2	2	2	44.77	0.273
3	1	3	3	3	42.20	0.284
4	2	1	2	3	48.77	0.261
5	2	2	3	1	48.86	0.270
6	2	3	1	2	43.86	0.288
7	3	1	3	2	50.56	0.267
8	3	2	1	3	48.08	0.274
9	3	3	2	1	45.57	0.297

또한 영향을 미치지만 금속사출성형에서는 빠른 게이트 고화로 인해 보압시간을 길게 설정할 수 없으므로 인자에서 제외하였다. 다구치 방법에는 Table 4에는 각 인자의 수준과 Table 5에는 직교 배열표 L₉(3⁴)를 나타내고 있다. 웰드라인 성형조건을 고려하여 유동선단의 온도가 떨어지지 않는 1.2초이내의 충전시간을 선정하였으며, 금형의 온도는 실제 실험 데이터를 기준으로 선정하였으며 보압의 크기는 예비시물레이션 결과의 사출압력 값을 토대로 선정하였다. 그 외에 보압전환점은 충전이 98% 완료되는 위치, 냉각시간은 30초로 고정하였으며, 보압시간은 동일 피드스톡의 같은 크기의 런너 사용시의 게이트실 실험결과를 토대로 1초로 선정하였다. 금속사출 성형의 경우, 일반적인 플라스틱 사출과는 달리 완전한 충전을 얻기 위한 공정 윈도우가 아주 좁으므로 레벨의 범위를 선정시 주의하여야 한다[18].

싱크마크와 사출압력 시물레이션 결과를 토대로 망소(smaller-the-better)특성의 S/N비 계산을 하였으며, Fig. 8에 주 효과도를 나타내었으며 Table 6에 인자의

Table 6 Process parameter rank of percentage influence on sink mark depth and injection pressure

	A	B	C	D
Sink mark depth	16.5%	64.1%	9.0%	10.4%
Rank	2	1	4	3
Injection pressure	32.0%	49.1%	9.7%	9.2%
Rank	2	1	3	4

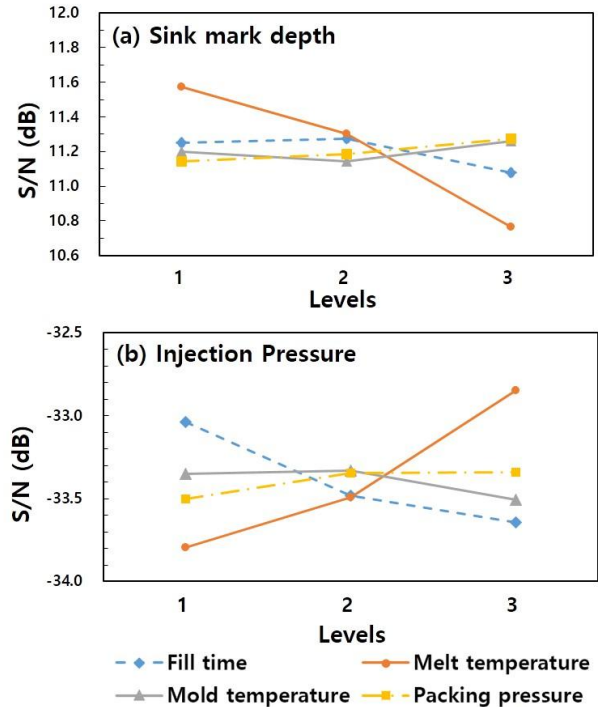


Fig. 8 Main effect plots on (a)sink mark depth and (b)injection pressure showing S/N ratios

영향도를 정리하였다. 싱크마크를 최소로 하는 최적 조건은 Fig. 8(a)에서 각 인자에서 최대의 S/N비를 가지는 수준의 조합이며, 충전시간 1초, 사출온도 140°C, 금형온도 45°C, 보압 36MPa임을 확인하였다.

Table 6에서 확인할 수 있듯이 사출 온도는 싱크마크 (64.1%)에 주된 영향을 미치는 인자였다. Fig. 1(b)의 PVT 그래프에서 확인할 수 있듯이 사출온도의 상승에 따라 수축량이 증가하였으며 시물레이션에서 예측한 싱크마크는 0.26mm~0.30mm 범위 내였다. 사출압력을 최소로 하는 최적조건은 충전시간 1.2s, 사출온도 160°C, 금형온도 40°C, 보압 36Mpa였다. 사출압력에서도 사출온도가 49.1%로 주된 영향을 미치는 인자였으며, 다음은 충전시간(32.0%), 금

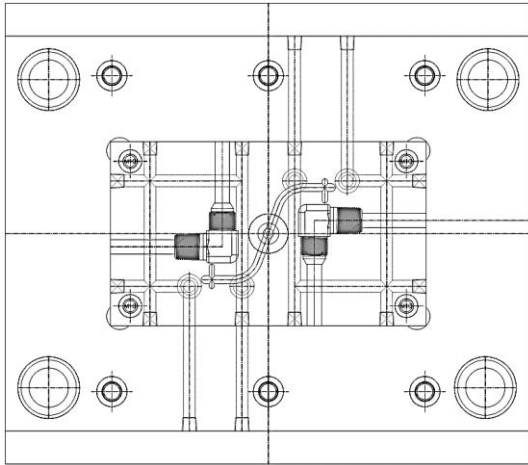


Fig. 9 Drawing of the injection mold

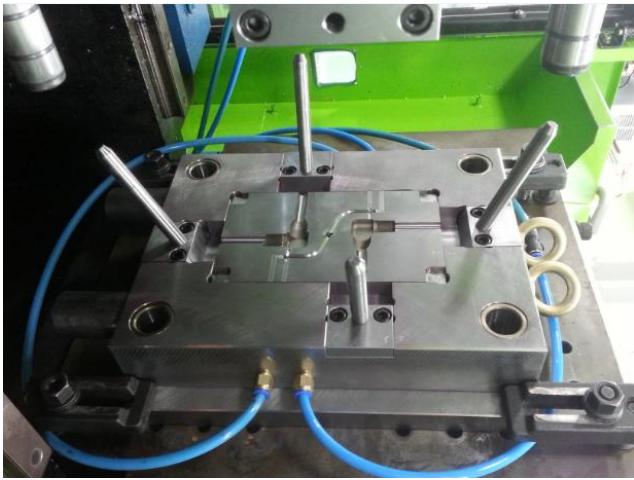


Fig.10 Picture of the injection mold

형온도(9.7%), 보압(9.2%) 순이었다. 성형조건의 변화에 따른 싱크마크의 변화폭은 사출압력의 변화에 비해 크지 않으므로, 최적의 사출압력을 얻을 수 있는 조건을 최종 성형조건으로 선택하였다.

5. 실험결과

5.1 실험

본 실험에서는 Engel사의 Victory 80 사출성형기를 사용하여 성형체를 제작하였다. Fig. 9는 실험에 사용한 피팅 금형의 도면을 Fig.10은 2개의 슬라이딩 코어를 이용하여 관로 형상을 만들고 있는 금형 실제 단면이다. 시제품의 제작은 사출온도 160°C, 금형온도 40°C 조건에서 충전 완료까지 1.0초 소요되었으며 1초간 36MPa의 보압을 적용, 총 사이클 시간은

Table 7 Dimension comparisons of the green and sintered parts

	Green part mm	Sintered part mm	Shrinkage %
Height	47.39±0.14	39.64±0.11	16.35%
Width	45.06±0.13	37.66±0.08	16.42%
Flow path	9.29±0.05	7.78±0.03	16.25%

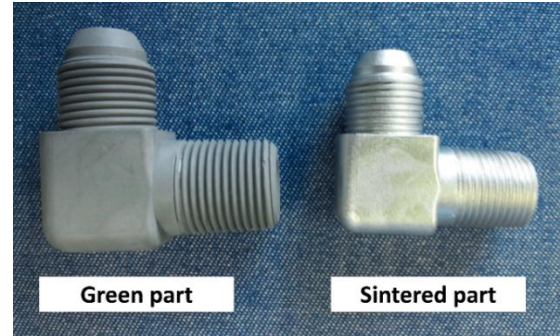


Fig.11 A green part and a sintered part showing volume reduction during the debinding and sintering processes

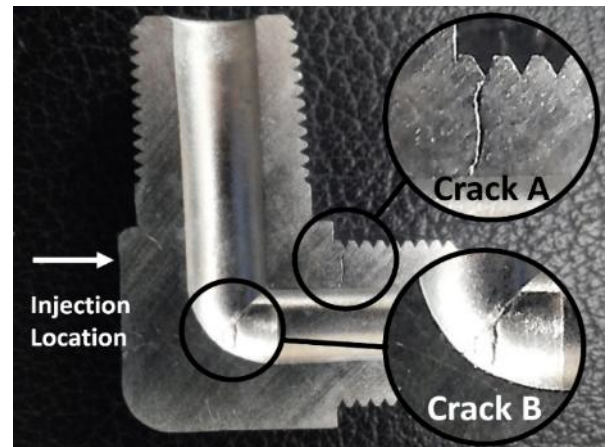


Fig.12 Cracks on a section of fitting from the initial trial

40초가 소요되었다. 제작된 성형체 내 바인더의 제거는 용매탈지, 열적 탈지 2단계에 걸쳐 진행하였다. N-Hexan 용액 50°C에서 12시간 침적시켜 성형체 내의 Wax를 제거하였다. 이후 건조된 성형체를 수소 분위기의 탈지로에서 250°C에서 2시간, 450°C에서 2시간 유지하여 잔여 바인더를 열간탈지 하였다.

탈지가 끝난 성형체를 진공 분위기의 소결로에서 1320°C에서 2시간 유지하여 소결하였다. Fig. 11은

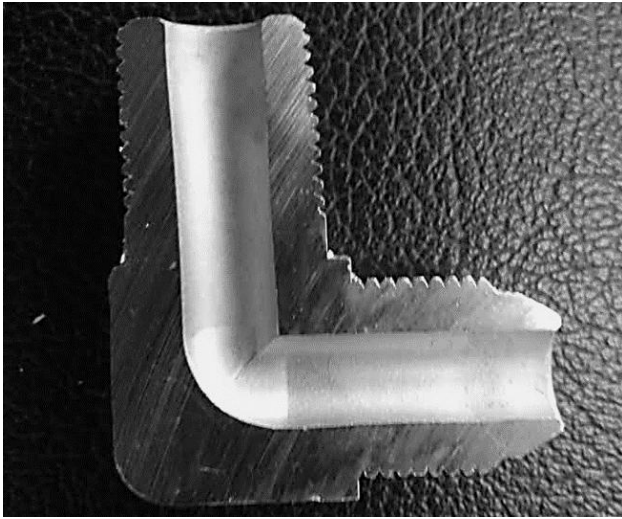


Fig.13 Section of a fitting without crack

Green part와 Sintered part의 소결단계에서 성형체에 발생한 크기 변화를 나타내고 있다. 내부 결합 여부를 확인하기 위해 피팅의 대칭면을 기준으로 절단하였으며, 초기 사출된 시편에서 미세한 크랙이 2곳이 발생하였음을 확인했으며 이를 Fig. 12에 나타내었다. Crack “A”는 첫 번째 나사산의 끝에서 발생했으며 웰드라인이 발생할 것이라 예상했던 안쪽모서리는 아니었다. Crack “B”는 피팅의 가장 두꺼운 부위인 관로의 바깥 모서리에서 발생했다. 이후 성형조건의 미세 조정을 통해 크랙을 제거했으며 최종적으로 결정된 조건은 충전시간 1.2초, 사출온도 165°C, 금형온도 40°C 보압 33MPa, 보압시간 1초였다. Fig.13에는 결합없는 최종 제품의 단면을 나타내었다. 피팅의 치수변화에 대한 정량적인 측정을 위해 대표 치수로서 피팅의 폭, 높이, 내부 관로 직경을 선정하였고, 임의로 선정된 10개의 시편에 대해서 성형체와 소결체의 대표치수를 측정하여 Table 7에 나타내었다.

측정된 성형체와 소결체의 치수의 평균값을 토대로 소결 전후의 수축률을 계산하여 Table 7에 나타내었으며 평균 수축률은 16.34%였다.

5.2 성형체의 평가

제작된 피팅의 평가를 위하여 동일한 피드스톡으로 확보된 최적 조건(탈지 300°C/2h, 소결 1250°C/2h)에서 제작된 인장시편을 제작하였으며 인장강도, 경도 및 내식성 평가를 실시하였다. 인장 시편의 강도는 473MPa이었으며 측정된 로크웰 경도(HRB)는

89.2였다. 아르키메데스법으로 측정된 밀도는 7.62g/cm³였으며 이론밀도인 7.99g/cm³와 비교했을 때 상대밀도는 95.36% 정도로 기준을 만족하였다. 내부식성에 대한 평가를 위해 350시간 동안 염수분무 시험을 진행하였으며 유압 피팅이 가져야 하는 기본적인 조건을 모두 만족함을 확인하였다.

6. 결론

(1) 기존의 엘보 피팅을 금속사출성형에 적합하도록 형상을 수정하였으며, 설계 초기, 시뮬레이션 적용을 통해 엘보 피팅의 금형을 개발하였고, 설계된 형상에 대해 금속사출성형을 적용하여 성형조건의 최적화를 진행하였다.

(2) 제작된 금형을 통해 엘보 피팅 시제품을 제작하였으며 성형체의 평가를 진행하였다.

(3) 다른 배관 부속품과의 체결을 보장하기 위해서는 치수정밀도 평가가 필요하다. 특히 나사산의 형태나 강도는 피팅의 신뢰도에 영향을 미치므로 추가 실험을 통해 평가를 할 계획이다. 금속사출성형을 적용한 기어의 경우 이끝과 이뿌리에서 분말 바인더 분리현상으로 인해 문제가 발생하는 경우가 있으므로[11] 나사산과 골의 형상에 대한 추가적인 해석이 필요하다.

후 기

이 논문은 부산대학교 자유과제 학술연구비(2년)에 의하여 연구되었음.

REFERENCES

- [1] S. Ahn, C. J. Hwang, Y. S. Kwon, S. J. Park, R. M. German, 2012, Development of Ultrasonic Dental Tips by Powder Injection Molding, Int. J. Powder Metall., Vol. 48, No. 2, pp. 11~20.
- [2] R. M. German, 2011, Powder Injection Moulding in the Aerospace Industry: Opportunities and Challenges, PIM Int., Vol. 5, No. 1, pp. 28~36.
- [3] G. Schlieper, 2007, Leading German Manufacturer works to develop the market for MIM in automotive sector, PIM Int., Vol. 1, No. 3, 37~41.
- [4] J. Lenz, R. K. Enneti, S.-J. Park, S. V. Atre, 2014,

- Powder Injection Molding Process Design for UAV Engine Components using Nanoscale Silicon Nitride Powders, *Ceram. Int.*, Vol. 40, No. 1A, pp. 893~900.
- [5] S. Ahn, S. J. Park, S. Lee, S. V. Atre, R. M. German, 2009, Effect of Powders and Binders on Material Properties and Molding Parameters in Iron and Stainless Steel Powder Injection Molding Process, *Powder Technol.*, Vol. 193, No. 2, pp. 162~169.
- [6] R. M. German, 2003, Powder Injection Molding: Design and Applications, Innovative Materials Solutions, State College, PA, pp. 39~69.
- [7] C. D. Greene, D. F. Heaney, 2007, The PVT Effect on the Final Sintered Dimensions of Powder Injection Molded Components, *Mater. Des.*, Vol. 28, No. 1, pp. 95~100.
- [8] F. Ilinca, J. F. Héту, A. Derdouri, J. Stevenson, 2002, Metal Injection Molding: 3D Modeling of Nonisothermal Filling, *Polym. Eng. Sci.*, Vol. 42, No. 4, pp. 760~770.
- [9] G. Aggarwal, S. J. Park, I. Smid, 2006, Development of Niobium Powder Injection Molding: Part I. Feedstock and Injection Molding, *Int. J. Refract. Met. Hard Mater.*, Vol. 24, No. 3, pp. 253~262.
- [10] S. V. Atre, S. J. Park, R. Zauner, R. M. German, 2007, Process Simulation of Powder Injection Moulding: Identification of Significant Parameters during Mould Filling Phase, *Powder Metall.*, Vol. 50, No. 1, pp. 76~85.
- [11] A. Mannschatz, S. Höhn, T. Moritz, 2010, Powder-binder Separation in Injection Moulded Green Parts, *J. Eur. Ceram. Soc.*, Vol. 30, No. 14, pp. 2827~2832.
- [12] D. Blaine, S. H. Chung, S. J. Park, P. Suri, R. M. German, 2004, Finite Element Simulation of Sintering Shrinkage and Distortion in large PIM Parts, *P/M Sci. Technol. Briefs*, Vol. 6, No. 13, pp.13~18.
- [13] B. Ozcelik, T. Erzurumlu, 2006, Comparison of the Warpage Optimization in the Plastic Injection Molding Using ANOV, Neural Network Model and Genetic Algorithm, *J. Mater. Process. Technol.*, Vol. 171, No. 3, pp. 437~445.
- [14] H. Oktem, E. Tuncay, U. Ibrahim, 2007, Application of Taguchi Optimization Technique in Determining Plastic Injection Molding Process Parameters for a Thin Shell Part, *Mater. Des.*, Vol. 28, No. 4, pp. 1271~1278.
- [15] S. W. Lee, S. Ahn, C. J. Whang, S. J. Park, S. V. Atre, J. Kim, R. M. German, 2011, Effects of Process Parameters in Plastic, Metal, and Ceramic Injection Molding Processes, *Korea-Aust. Rheol. J.*, Vol. 23, No. 3, pp.127~138.
- [16] T. H. Kwon, S. Y. Ahn, 1995, Slip Characterization of Powder/Binder Mixtures and its Significance in the Filling Process Analysis of Powder Injection Molding, *Powder Technol.*, Vol. 85, No. 1, pp. 45~55.
- [17] J. C. Gelin, T. Barriere, J. Song, 2009, Processing Defects and Resulting Mechanical Properties After Metal Injection Molding, *J. Eng. Mater. Technol.*, Vol. 132, No. 1, pp. 011017-1~9.
- [18] R. Urval, S. Lee, S. V. Atre, S. J. Park, R. M. German, 2008, Optimization of Process Conditions in Powder Injection Moulding of Microsystem Components using a Robust Design Method: Part I. Primary Design Parameters, *Powder Metall.*, Vol. 51, No. 2, pp. 133~142.